

## Kontrolle des oxidischen Reinheitsgrades

WOLFGANG PLUSCHKELL

HOESCH STAHL AG, DORTMUND

Der terminus "Reinheitsgrad" ist kein naturwissenschaftlich definierter Begriff, sondern ein auf Vereinbarung beruhendes Gütekennzeichen des Werkstoffs. Die Gütemaßstäbe an den Werkstoff ändern sich mit den Anforderungen an seine Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften, die Bewertung "guter" oder "schlechter" Reinheitsgrad ändert sich entsprechend mit (1). Heterogen ausgeschiedene, nichtmetallische Gefügephasen bestehen überwiegend aus Oxiden, Sulfiden und gelegentlich Oxisulfiden. Sie beeinträchtigen sowohl die Verarbeitung (z. B. Umformung, Schweißen, Beschichten, Polieren) als auch die Gebrauchseigenschaften (z. B. Zähigkeit, Dauerfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit) des Werkstoffes Stahl.

Einschlüsse im Werkstoff sind durch folgende Merkmale gekennzeichnet:

- Volumenbezogene Anzahl
- Größenverteilung der Partikel (Kornspektrum)
- Zusammensetzung und Phasenbestand
- Morphologie der Einschlüsse
- Räumliche Anordnung in makroskopischen Dimensionen

Als Meß- und Dokumentationsmethoden können herangezogen werden:

- Summarische chemische Analyse
- Punktanalyse mit der Mikrosonde
- Rasterelektronen-Mikroskopie
- Untersuchungen an Rückstands-Isolaten

...

- Metallographische Auszählmethoden
  - quantitative Bildanalyse
  - Beurteilung nach Richtreihen (SEP 1570)
- Makroskopische Beurteilung des Gefüges
  - Stufendrehversuch (SEP 1580)
  - Blaubruchversuch (SEP 1584)
- Magnetische Fluxmethoden
- Ultraschall-Untersuchungen
- Optische "in line" Inspektion

Grundsätzlich besteht das Problem, prozeßtechnische Einbrüche im Reinheitsgrad möglichst frühzeitig zu erkennen, um reguläre Produktionsbedingungen wiederherzustellen und kontaminiertes Material für unkritische Anforderungen umzuwerten.

Der Reinheitsgrad von Stahl ist das Ergebnis eines verwickelten Wechselspiels zwischen Einschlußbildung und EinschlußBentfernung über alle Prozeßstufen. Zur Klassifizierung eignet sich folgende Übersicht:

#### Einschlußbildung

- Fälldesoxidation unter Bildung endogener Oxidpartikel
- Emulgierung von Schlacken bei Gieß- und Spülprozessen
- Oxidation von Gießstrahlen
- Erosion feuerfester Zustellungen

#### Einschlußeliminierung

- Schwereseigerung, evtl. unterstützt durch Koagulation
- Abscheidung durch kontrollierte Strömungsführung
- Zweckmäßige Auswahl von Desoxidationsmitteln und Zugabefolgen

#### Verhinderung der Einschlußbildung

- Vakuumdesoxidation unter Bildung von CO
- Verwendung von Topschlacken ohne oxidierende Komponenten
- Schutz von Gießstrahlen vor Oxidation
- Zweckmäßige Auswahl von Feuerfeststoffen

...

Die nachfolgenden Ausführungen beziehen sich ausschließlich auf die Kontrolle des oxidischen Reinheitsgrades. Sulfide bilden sich in der Regel während der Erstarrung; sie sind deshalb bei vollberuhigten Stahlqualitäten recht klein und regelmäßig im Gefüge verteilt (2, 3). Demgegenüber sind Oxide als heterogene Phasen bereits im flüssigen Stahl vorhanden (Fälldesoxidation). Sie unterliegen Strömungen, Auftriebskräften und Reoxidationsvorgängen (durch die Atmosphäre, durch Schlacken und Feuerfeststoffe). Diese Vorgänge führen zu einer inhomogenen Verteilung der Oxidpartikel im Gußgefüge und im umgeformten Produkt. Oxideinschlüsse sind deshalb wesentlich schwerer unter Kontrolle zu bringen als sulfidische Einschlüsse. Bild 1 zeigt den Gehalt an gelöstem Sauerstoff und an Gesamtsauerstoff in Al-beruhigten Stahlschmelzen (4). Die Einstellung von Sauerstoffgehalten um und unter 20 ppm erfordert einen erheblichen verfahrenstechnischen und metallurgischen Aufwand. Als eine der wirksamsten Maßnahmen im Bemühen um einen verbesserten Reinheitsgrad hat sich die Technik des "verdeckten Gießens" erwiesen.

### Gießstrahlen

Am Ausgußende beträgt die Geschwindigkeit eines Gießstrahles

$$v_n = \alpha \left( 2g \cdot \frac{H + l_n + \rho_s / \rho_m \cdot x_s}{1 + \lambda \cdot l_n / d_n} \right)^{1/2}$$

Der Index n bezieht sich auf den Ausguß, s auf die Schlacke und m auf die Stahlschmelze. Weiterhin bedeuten:  $\lambda$  den Rohrreibungsbeiwert,  $\alpha$  die Ausgußkennzahl, H die Füllhöhe, l die Ausgußlänge, d den Ausgußdurchmesser,  $\rho$  die Dichte und x die Dicke der Top Schlacke. Bild 2 zeigt Meßwerte sowie eine berechnete Gießkennlinie ( $\lambda = 0,02$ ;  $\alpha = 0,95$ ). Die Ausfließgeschwindigkeiten liegen in dem Bereich 2 bis 8 ms<sup>-1</sup>. Für die Reynoldszahl erhält man folgende Richtwerte:

Konverterabstich	rd. 600 000
Leeren von Gießpfannen	700 000 - 200 000
Gießen Tundish/Kokille	rd. 50 000

In allen Fällen liegen turbulente Strömungen vor. Im freien Fall erhöht sich die Geschwindigkeit des Gießstrahles mit der Lauflänge; der Strahldurchmesser sollte entsprechend abnehmen. In der

...

Praxis beobachtet man jedoch häufig das Gegenteil. Ursache ist der Gießstrahlzerfall.

Der Zerfall von Gießstrahlen ist auf Turbulenzen in seinem Inneren und auf Wechselwirkungen mit der umgebenden Atmosphäre zurückzuführen. Nach Untersuchungen von Weber (5) und v. Ohnesorge (6) sind mit steigender Ausfließgeschwindigkeit folgende Strahlzerfallsmechanismen zu unterscheiden:

- Zertropfen: Der Flüssigkeitsstrahl löst sich nach beträchtlicher Lauflänge infolge rotationssymmetrischer Schwingungen in Einzeltropfen auf
- Zerwellen: Querschwingungen führen zu einem Zerfall in unterschiedlich lange Strahlabschnitte
- Zerstäuben: Die Flüssigkeit zerfällt am Ausgüßende in Einzeltropfen

Die Zerfallsbereiche sind in Bild 3 dargestellt. Die Übertragung dieser Ergebnisse auf die Stahlwerksmetallurgie (7) führt zu dem Schluß, daß sich Stahlgießstrahlen im Bereich "Zerwellen" oder "Zerstäuben" befinden sollten. Das letzte Ergebnis stimmt nicht mit der Erfahrung überein; das erste ist irrelevant, weil die Zerfallslauflänge ( $s_z \approx 100 \cdot d_n$ ) in der Regel nicht erreicht wird (8).

Über den Lufteintrag in Gießstrahlen und die damit verbundene Oxidation der Stahlschmelze sind mehrere Modellrechnungen durchgeführt worden (9 - 11). Die Übereinstimmung mit Erfahrungswerten ist jeweils nur für bestimmte Strahlzustände gegeben. Sicher ist jedoch, daß die Sauerstoffaufnahme glatter Gießstrahlen vernachlässigbar gering ist. In neuen Untersuchungen zu diesem Problem (12) wird gezeigt, daß der im Ausguß aufgebaute Störungszustand des Gießstrahles entscheidend ist für die Luftaufnahme der Schmelze. Es ist deshalb zwischen Ausgüssen mit abgerundetem und mit scharfkantigem Einlauf zu unterscheiden. Bild 4 zeigt Meßergebnisse über den Lufteintrag in Wassergießstrahlen. Bei scharfkantigem Einlauf entstehen am Strahlumfang Schlagwirbel, die zu einem gestörten Gießstrahl und damit zu einer hohen Luftaufnahme führen. Mit zunehmender Ausgußlänge werden die Abreißwirbel gedämpft, die Luftaufnahme sinkt. Gegenläufig verhält sich ein Ausguß mit strömungsgerecht gerundetem Einlauf. Bei dieser Geo...



metrie kann nur ein natürlicher Umschlag in Turbulenz stattfinden; hierfür ist ein ausreichend langer Ausgußkanal notwendig. Hinweis: Der Schlankheitsgrad von Pfannenausgüssen liegt im Bereich von 5 bis 8.

Um in der Gießpfanne zeitaufwendige Feinungsarbeiten durchführen zu können, wurde der früher übliche Stopfenverschluß durch den heute gängigen Schiebeverschluß ersetzt. Schiebeverschlüsse besitzen jedoch den Nachteil, daß die Gießleistung nur durch unsymmetrische Strahldrosselung eingestellt werden kann. Gedrosselte Gießstrahlen sind besonders stark gestört und führen deshalb zu einer katastrophalen Oxidation der Stahlschmelze (13). Ohne die Entwicklung des "verdeckten Gießens" wäre die Einführung des Pfannenschiebers in den Stahlwerksbetrieb nicht möglich gewesen.

Bei weitgehender Leerung von Gießpfannen läuft im letzten Stadium Topschlacke mit dem Gießstrahl in das Stromabgefäß. Dieser Effekt hat zur Folge, daß die Mitlaufschlacke zumindest teilweise in der Tundishschmelze emulgiert wird. Die in die Kokille geschwemmten Partikel verursachen unkontrollierte Einbrüche im oxidischen Reinheitsgrad insbesondere bei Übergangsriegeln. Untersuchungen an einem 1:1 Pfannenmodell führten zu dem Ergebnis, daß die Schlackendrainage auf das in Bild 5 gezeigte Strömungsphänomen "Gerinnesenke" zurückzuführen ist (14). Aus diesem Befund ergeben sich verfahrenstechnische Ansatzmöglichkeiten, um das Stahlausbringen beim Gießen zu verbessern. Zur frühzeitigen Detektion von mitlaufender Schlacke wurden ein gravimetrisches und ein induktives Meßverfahren entwickelt (14, 15).

#### Verdecktes Gießen zwischen Pfanne und Verteiler

Zur Abschirmung des Gießstrahles zwischen Pfanne und Verteiler werden die Grundmethoden Mittelkammerverfahren und Schattenrohrverfahren angewandt (16). Beim Vergießen von Stahlqualitäten niedrigen Kohlenstoffgehaltes auf Brammenanlagen wurden die in Bild 6 und in Bild 7 dargestellten Ergebnisse erhalten (17). Die in Bild 6 wiedergegebenen Effekte sind Differenzen im analytischen Gehalt von Tundishproben und Pfannenproben. Bei regelrechtem verdeckten Gießen ist die Stickstoffaufnahme der Schmelze ...

praktisch gleich Null. Dieser Test ist am besten geeignet, um die Wirksamkeit der Gießstrahlabschirmung zuverlässig zu prüfen. Der Verlust an löslichem Aluminium sinkt von 0,015 % beim offenen Vergießen auf 0,005 % beim verdeckten Gießen. Der Restverlust ist auf Oxidation der Schmelze durch Schlacken und Feuerfestzustellungen der Pfanne und des Verteilers zurückzuführen. Hinzuweisen ist auch auf die herabgesetzte Streuung im Aluminium-Verlust; dieses Ergebnis erleichtert die gezielte Einstellung enger Al-Analysentoleranzen (18). Der durch Gießstrahloxidation verursachte Al-Abbrand beträgt im Mittel 0,010 %; dieser Wert entspricht einer Sauerstoffaufnahme aus der Atmosphäre von rd. 90 ppm (Gießstrahl: 0,07 m Ø; 1,2 m Lauflänge).

Zur Beurteilung des inneren und oberflächennahen Reinheitsgrades wurden Baumann-Abzüge von Probescheiben angefertigt und nach internen Richtreihen beurteilt. Die Ergebnisse in Bild 7 belegen den enormen Fortschritt in der Produktqualität durch das verdeckte Gießen. Beim Schattenrohrverfahren erweist es sich als schwierig, die Fuge zwischen Rohr und Pfannenausguß ausreichend abzudichten. Um den Strahlpumpeneffekt zu vermeiden, ist es deshalb notwendig, Inertgas mit Überdruck in das Rohr einzuleiten. Wesentliche Verbesserungen im Reinheitsgrad durch das verdeckte Gießen zwischen Pfanne und Verteiler wurden auch bei Knüppel- und Vorblockanlagen nachgewiesen (19, 20).

Untersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop an Tonerdeeinschlüssen in Weichstahlqualitäten führten zu folgendem Befund (21): Die Spülgasbehandlung der Pfannenschmelze führt zur Eliminierung dendritischer Tonerde-Makroeinschlüsse, so daß zu Spülende nur noch Partikel mit Durchmessern unter 20 µm vorhanden sind. Wenn die Schmelze anschließend ohne Gießstrahlschutz vergossen wird, findet man im Einschlußband auf der Losseite der Bramme wiederum große, korallenartig verwachsene Tonerdeeinschlüsse. Ursache für diese Wachstumsformen sind Oxidationsvorgänge (22). Bei Durchführung des verdeckten Gießens ist das Einschlußband nur schwach ausgebildet; makroskopische Einschlüsse sind nicht mehr vorhanden.

...

## Strömung in der Stranggießkokille und im Schmelzensumpf

Auf Bogenstranggießanlagen vergossene Brammen und Knüppel weisen auf der Losseite etwa 20 bis 40 mm unterhalb der Oberfläche eine Einschlusßanreicherung infolge Schwereseigerung im Schmelzensumpf auf. Bild 8 zeigt den Effekt bei Brammen, Knüppeln und Rundstrangguß (23-25). Außer dem Gesamtsauerstoffgehalt wurde durch Auszählmethoden auch der Verlauf der Partikeldichte ermittelt. Unabhängig vom Kornschnitt liegt das Maximum in dem Beispiel von Bild 9 bei rd. 30 mm unter der Oberfläche der Losseite (23). Die Einfangwahrscheinlichkeit für aufsteigende Oxidpartikel in der Erstarrungsfront der Losseite hängt nach Bild 10 u. a. von den geometrischen Baudaten der Bogenstranggießanlage ab (26,27). Bei Senkrechtmaschinen findet sich die beschriebene Asymmetrie in der Oxidverteilung nicht.

Der Einfang von Oxideinschlüssen hängt auch davon ab, wie tief die Strömung beim Gießen in den Schmelzensumpf eindringt. Das Ziel optimierender Ausgestaltung von Tauchausgüssen besteht deshalb darin, den einfallenden Gießstrahl in eine flache Mischzone aufzulösen mit günstigen Bedingungen für die Abscheidung von Einschlüssen in der Kokillenschlacke. Bild 11 zeigt die an einem Wassermodell sichtbar gemachte Strömung in der Kokille bei verschiedener Geometrie des Tauchausgusses (27). Die Strömung teilt sich in Richtung auf die Schmalseiten in einen aufwärts und einen abwärts gerichteten Zweig. Dieses Muster ist in beiden Fällen gleich; jedoch bei dem Tauchausguß mit vergrößertem Austrittsquerschnitt und flacherem Austrittswinkel ist die Eindringtiefe nur halb so groß wie bei dem Vergleichsmodell. Beim Vergießen Mn/Siberuhigter Stahlqualitäten im Format 260 x 1700 mm ergab sich denn auch eine wesentliche Verbesserung des Reinheitsgrades auf der Losseite des Stranges, wie aus Bild 11 hervorgeht.- Eine Gemeinschaftsarbeit der Chicagoer Stahlwerke führte zur Entwicklung des multi-port-nozzle (28). Dieser Tauchausguß besitzt 4 größere, schräg auf die Kokillenecken und 2 kleinere, auf die Kokillenbreitseiten gerichtete Austrittsöffnungen. Diese Geometrie soll Totgewässer an den Brammenbreitseiten vermeiden und die Abscheidebedingungen für Oxide verbessern.- Die Steigkomponente der Strömung in der Kokille kann auch durch Einleiten von Argon in

...

den Ausgußstopfen verstärkt werden (13). Diese Technik erfordert eine sorgfältig angepaßte Dosierung des Gasvolumenstromes; ein zu starkes Sprudelbild in der Kokille führt zu einem verschlechterten oberflächennahen Reinheitsgrad. Von der Tauchrohrwand abgelöste Oxidablagerungen verursachen Einbrüche im Reinheitsgrad (29). Als Gegenmaßnahme wurden innenbegaste Tauchrohre entwickelt. Bild 12 dokumentiert die Wirkung der Argon-Begasung auf den Reinheitsgrad (30).- Eine interessante Entwicklung stellt die elektromagnetische Bremse (EMBR) dar. Bei Einbau in die Stranggießkokille wird der aus dem Tauchrohrport austretende Gießstrahl abgebremst und gedämpft. Die verbesserten Abscheidebedingungen für Oxideinschlüsse machen sich im Einschlußband auf der Losseite deutlich bemerkbar, wie aus Bild 13 hervorgeht (31).

Die Qualität der Gießschlacke und die Gießbedingungen bestimmen den Oberflächen-Reinheitsgrad der vergossenen Stränge (32). Die Gießschlacke soll aufsteigende Oxideinschlüsse lösen und durch den Kokillenspalt abfließend aus dem Meniskusbereich entfernen. Für Tonerdecluster besteht Einfanggefahr im Bereich der Dreiphasenzzone (Stahlschale/Stahlschmelze/Schlacke); dabei können grobe Oxideinschlüsse am Grund von Oszillationsmarken entstehen (33). Gießspiegelschwankungen führen in der Regel zu einem verschlechterten Reinheitsgrad. Folgende Maßnahmen verbessern die Oxidabscheidebedingungen in der Kokillenschlacke:

- Ausreichender Verbrauch an Gießpulver durch Anpassung der Schlackenviskosität an die Gießbedingungen
- Erhöhung der Temperatur in der Grenzfläche Schmelze/Gießschlacke (Verbesserung der thermischen Isolationswirkung des Pulvers, Vergießen bei höherer Temperatur)
- Gewährleistung stationärer Gießbedingungen (Gießspiegelregelung, konstante Gießgeschwindigkeit)
- Vermeidung jeder Schmelzen-Reoxidation

Bild 14 zeigt die Wirkung der ersten beiden Maßnahmen (34).

Bei kleinformatigem Knüppel- und Rundstrangguß ist der Zwischenbehälter mit Freilaufdüsen ausgerüstet. Der Gießstrahl in die Kokille wird entweder mit einem Inertgas-gespülten, nicht eintauchenden Rohr (Pollard-shroud (35)) oder mit einer Stickstoff-Ringbrause (Conspal-Verfahren (36)) vor atmosphärischer Oxidation geschützt. Bei geöffneter Gießpfanne kann die Turbulenz im Tun-...

dish bis in den Gießstrahl durchschlagen (34). Flatternde Gießstrahlen emulgieren Kokillenschlacke in der Schmelze und tragen wesentlich zu einem verschlechterten Reinheitsgrad der vergossenen Knüppel bei.

### Strömung im Zwischenbehälter

In den letzten Jahren sind zahlreiche Untersuchungen über Strömungsvorgänge im Tundish durchgeführt worden mit dem Ziel, die Abscheiderate von Oxideinschlüssen und emulgierten Schlacken zu verbessern. Messungen an einem 1:1 Wassermmodell eines 30 t Zwischenbehälters führten zu den in Bild 15 skizzierten großräumigen Strömungszuständen (38,39): Der Pfannengießstrahl überführt Luft in die Tundish-Schmelze, die aufsteigenden Gasblasen verursachen eine Steigströmung im Eingießbereich. Dieser Bereich ist ein Volumen intensiver Durchmischung und unerwünschter Schlackenkontamination. In der Zone zwischen Rückströmung und Sinkströmung in den Tauchausguß befinden sich Totgewässer. Andere Bereiche weisen dagegen überproportional große Strömungsgeschwindigkeiten auf (Kurzschluß). Infolgedessen ist die tatsächliche mittlere Verweildauer eines Volumenelementes im Tundish geringer als der aus dem Tundish-Füllgrad und dem Durchsatz zu berechnende Zeitwert. Diese Strömungsbedingungen sind für die Abscheidung oxidischer Einschlüsse ungünstig. Eine wesentliche Verbesserung der Oxidabscheidung erreicht man durch den Einbau von Schotten und Wehren. Tracer-Versuche führten zu folgenden Werten für die Verweildauer

- |  |             |
|--|-------------|
| - Zwischenbehälter ohne Einbauten          | 20 Sekunden |
| - Zwischenbehälter mit Schotten            | 45 "        |
| - Zwischenbehälter mit Schotten und Wehren | 80 "        |
| - Erwartungswert bei Kolbenströmung        | 284 "       |

Die genannten Tracerversuche geben auch Aufschluß über die Größe der Vermischungs-, Tot- und Durchflußräume ( $V_M$ ,  $V_T$ ,  $V_K$ ). Bild 16 zeigt die den Strömungsverhältnissen im Zwischenbehälter angepaßte Modellvorstellung, die im Ausguß zu erwartende Tracer-Konzentration in Abhängigkeit von der Zeit bei einem Pulsversuch sowie die Grundlagen für die Berechnung der Teilvolumina (40). Bei Vorliegen einer Kolbenströmung erhält man einen steilen Kon-

...



zentrationsspeak, bei Strömung mit vollständiger Rückvermischung einen sofort anstehenden Meßwert, der kontinuierlich abfällt. Bei den Versuchen wurden Konzentrationsverläufe gemessen, die auf Toträume im Zwischenbehälter zurückzuführen sind. Der Einbau von Schotten und Wehren verminderte das Totvolumen von 20 % auf 3 %. Entsprechend günstiger sind die Abscheidebedingungen für Oxideinschlüsse im Zwischenbehälter.

Zur Quantifizierung des Oxidabscheideeffektes wurden Rechnungen auf der Grundlage der genannten Versuchsergebnisse durchgeführt (38). Als Steighöhe wurde die halbe Tundish-Füllhöhe angenommen und das Stokes-Aufstiegsgesetz

$$v = 1/18 \cdot g/\eta \cdot (S_{\overline{r}} - S_p) \cdot d_p^2$$

als gültig vorausgesetzt. Das Ergebnis der vergleichenden Rechnungen ist in Bild 17 wiedergegeben. Bei reiner Kolbenströmung erhält man eine Trenngrenze, die in vorliegendem Beispiel bei 63  $\mu\text{m}$  liegt. Ohne Einbauten im Tundish können Partikel noch von 230  $\mu\text{m}$  Durchmesser in den Tauchausguß geschwemmt werden. Schotten und Wehre verbessern die Abscheidekapazität des Zwischenbehälters durch Verschiebung des Kornschnitts auf kleinere Werte. - In der Stranggießpraxis wird die Wirksamkeit von Tundisheinbauten unterschiedlich beurteilt: Ohne Zweifel wird das Einschwemmen emulgierter Schlacke in die Kokille durch Tundisheinbauten wirksam bekämpft. Andererseits ist es bisher nicht gelungen, die Qualität von Mittelriegeln über den gegenwärtigen Standard hinaus wesentlich zu verbessern. Es besteht der Verdacht, daß die heute übliche Tundishzustellung eine Sauerstoffquelle darstellt, die den erwarteten Effekt maskiert.

Das Strömungsfeld im Tundish kann auch rein theoretisch durch numerische Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen unter Einbeziehung einer Modellvorstellung über die Turbulenz berechnet werden (41, 42). Bei Erweiterung dieser sehr aufwendigen Rechnungen auf das Problem der Einschlußseparation erhält man Auskünfte über die Abscheiderate in Abhängigkeit von geometrischen und prozeßtechnischen Parametern (43). Bei dem Beispiel von Bild 18 zeigen die numerischen Modellrechnungen und auch Modellversuche eine recht gute Übereinstimmung mit dem Grenzfall der Partikelabscheidung unter vertikaler Vermischung. Für 100  $\mu\text{m}$  Kugelpartikel ist danach

...



eine Abscheiderate von rd. 80 %, für 60  $\mu\text{m}$  Partikel eine solche von rd. 40 % zu erwarten. Die Rechnungen belegen weiter, daß ein langer und breiter Tundish die Einschlußseparation begünstigt, eine Erhöhung des Füllgrades dagegen wenig wirksam ist.

Bei Anlagen mit 4, 6 oder mehr Strängen ist der Turbulenzabbau und die Strömungslenkung im Verteiler schwieriger durchführbar als bei Anlagen mit 2 Strängen (20,37,44). Knüppelstranggießanlagen haben deshalb häufig einen Verteiler in T-Form mit Eingießbereich und Durchlauffuchs. Dennoch ist der Reinheitsgrad außenliegender Stränge häufig besser als der der Innenstränge; Ursache ist die verbesserte Einschlußabscheidung bei verlängerter Verweildauer der in den Tundishaußenbereich strömenden Schmelze.

In letzter Zeit ist eine interessante Entwicklung zur Lösung des Problems Oxidabscheidung in Gang gekommen: An zahlreichen Stellen wurden Versuche aufgenommen, den Reinheitsgrad der Stahlschmelze durch Einbau keramischer Filter im Tundish zu verbessern (45). Die Bettfiltrierung von Aluminium ist Stand der Technik, Filterplatten werden auch im Feingießbereich eingesetzt. Bei der Filtrierung von Stahlschmelzen sind jedoch noch zahlreiche Probleme zu lösen (Keramikqualität, Abstimmung von Durchfluß und Filterwirksamkeit, usw.), so daß die Erfolgsaussichten des Verfahrens z.Zt. kaum beurteilt werden können.

#### Verbesserung des Reinheitsgrades durch Pfannenspülprozesse

Das Spülen von Stahlschmelzen in der Pfanne vor dem Vergießen auf Stranggießanlagen ist notwendig, um die Schmelze zu homogenisieren und die Gießtemperatur einzustellen. Die durch die Argoninjektion erzeugten turbulenten Strömungen führen jedoch zu einer beträchtlichen Beschleunigung von Redoxreaktionen zwischen Pfannenschmelze und Topschlacke. Insbesondere findet man einen erheblichen Aluminium-Abbrand. Dabei zeigt sich nach Bild 19, daß die Konverterabstichttechnik einen entscheidenden Einfluß auf die Abbrandgeschwindigkeit ausübt (46). In die Pfanne mitgelaufene Konverterschlacke erhöht den Al-Abbrand. Detailuntersuchungen ergaben, daß die Schlackenkomponenten  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{FeO}$ ,  $\text{P}_2\text{O}_5$  und  $\text{MnO}$  Sauerstoff an die Schmelze liefern unter Verbrauch an gelöstem Alu-

...

minium. Demgegenüber liefert die Luftoxidation des freien Spülflecks nur einen geringen Beitrag.

Sauerstoff diffundiert von der Schlackenseite her in die Stahlschmelze ein. Seine Ausfällung mit gelöstem Aluminium findet auf Tonerdeschwebeteilchen statt, die von der vorlaufenden Desoxidation in hoher Dichte in der Stahlschmelze verblieben sind. Bei unvollständiger Gleichgewichtseinstellung in der schlackennahen Reaktionszone kann ein Teil des Sauerstoffs als Leckstrom in den Turbulenzbereich der Strömung eindringen, um dann im Inneren der Schmelze Oxidationsvorgänge zu bewirken (47). Andererseits begünstigen Spülprozesse die Abscheidung von Oxideinschlüssen. Dabei sind Flotationsvorgänge und evtl. Koagulationsvorgänge von Bedeutung. In einigen Arbeiten wird darauf hingewiesen, daß auch die Pfannenwand als Einfangfläche für Einschlüsse in Betracht gezogen werden muß (48,49). Aus Bild 20 geht hervor, daß die Argonspülung zu einer beschleunigten Tonerdeabscheidung führt (50). Systematische Untersuchungen über den Einfluß der Spülintensität auf die Einschlusabscheidung sind bisher nicht bekannt geworden. Zumindest die Befunde von Bild 21 belegen am Beispiel der elektromagnetisch gerührten ASEA/SKF-Pfanne, daß mit steigendem Energiestrom deutlich verbesserte Ergebnisse erzielt werden (51,52). Die beginnende Emulgierung der Topschlacke in der Stahlschmelze dürfte dieser Arbeitstechnik eine Grenze setzen.

Die weitere Untersuchung der Vorgänge ergab, daß der momentane Gesamtsauerstoffgehalt der Schmelze von der aktuellen Al-Abbrandgeschwindigkeit abhängt. Dieser Zusammenhang ist in Bild 22 trotz beträchtlicher Meßwertstreuung deutlich erkennbar (46). Der "schlackenfreie" Konverterabstich ist notwendig für die Erzeugung von Stahl mit hohem Reinheitsgrad. Spülprozesse unter synthetischen, nicht oxidierenden Schlacken führen verständlicherweise zu einem besonders niedrigen Sauerstoffendgehalt.

### Stadien der Fälldesoxidation

Die Fälldesoxidation durchläuft folgende Einzelstadien:

...

- Auflösung und Einmischung des Desoxidationsmittels in die sauerstoffhaltige Schmelze
- Oxidkeimbildung
- Wachstum der Oxideinschlüsse unter Ausfällung von gelöstem Sauerstoff
- Koagulation durch Stoßprozesse (Kollision) und Diffusion (Ostwald-Reifung)
- Aufstieg der Partikel (Schwereseigerung)
- Abscheidung in der Schmelzengrenzfläche

Trotz einiger Versuche, eine wissenschaftlich fundierte Gesamtdarstellung der Fäll-desoxidation zu liefern (53,54), ist die experimentelle Absicherung einiger Schlußfolgerungen unzureichend. Insbesondere fehlen Untersuchungen der Desoxidationskinetik im technischen Maßstab unter Einsatz moderner Experimentalmethoden.

Es liegen keinerlei Hinweise dafür vor, daß die technische Fäll-desoxidation durch Keimbildung gehemmt sein könnte. Keime sind in der Schmelze selbst vorhanden und werden mit dem Desoxidationsmittel eingetragen. Unzureichende Einmischung des Desoxidationsmittels führt zu Inhomogenitäten in der Schmelze. Einheitliche Startbedingungen für die Sauerstoffausfällung können deshalb nur als Grenzfall für Modellrechnungen angenommen werden. Zur Berechnung des Wachstums von Oxideinschlüssen in einem kugelsymmetrischen Diffusionsfeld eignet sich der Zener/Ham-Formalismus (53,55).

Bild 23 zeigt berechnete Ausfällkurven für einen Sauerstoffausgangsgehalt von 800 ppm; Parameter und Vorgabewert ist die Partikeldichte. Im Schrifttum werden Partikeldichten von mindestens  $10^5 \text{ cm}^{-3}$  angegeben; dies bedeutet, daß die Ausfällung des Sauerstoffs in wenigen Sekunden abgeschlossen sein muß. Dieses Ergebnis der Rechnungen wurde mehrfach durch elektrochemische Messung der Sauerstoffaktivität bestätigt (56-58).

Das Gleichgewicht von Auftriebskraft und Reibungskraft bestimmt die Aufstiegsgeschwindigkeit von Oxideinschlüssen in der Schmelze. Im Bereich von Reynoldszahlen unter 0,5 gilt das Gesetz von Stokes, nach dem die Aufstiegsgeschwindigkeit dem Quadrat der Teilchengröße sowie der Dichtedifferenz Schmelze/Oxid proportional ist. Oxide mit hoher Dichte scheiden sich in Übereinstimmung

...

mit der technischen Erfahrung nur schwer ab. Berechnungen, die das Wachstum der Oxideinschlüsse und ihre Schwereseigerung zusammenfassen (59), führten zu dem Ergebnis von Bild 24. Der Sauerstoffausgangsgehalt wurde zu 500 ppm, die Aufstiegshöhe zu 2 m angenommen. Die Minima der Zeitkurven teilen das Diagramm in zwei Teile: Der linke, untere Teil besitzt virtuellen Charakter: Unter diesen Bedingungen kommt die Desoxidation infolge Einschlußverarmung zum Stillstand. Bei Partikeldichten zwischen  $10^4$  und  $10^5 \text{ cm}^{-3}$  liegen ideale Bedingungen vor: Nach 20 bis 30 Minuten sind die Einschlüsse in die Schlacke aufgestiegen, der Sauerstoff ist bis auf einen geringen Restgehalt abgebaut. Eine hohe Partikeldichte ergibt im Wachstumsprozeß kleine Einschlüsse, die in der Schmelze als Schwebeteilchen verbleiben. Unter diesen Bedingungen verläuft die Sauerstoffausfällung sehr schnell, die Schwereseigerung dagegen sehr langsam (rechter, oberer Teil des Bildes).

Damit Schwebeteilchen ausreichend rasch aufsteigen, müssen Vergrößerungsmechanismen wirksam werden. Nach der Koagulationshypothese, führen Stoßvorgänge vermittelt durch Stokes'schen Auftrieb (Stokes-Begegnung) oder durch Geschwindigkeitsgradienten in Strömungen (Gradienten-Begegnung) zur Agglomeration von Oxideinschlüssen (60,61). Ausgeführte Berechnungen ergeben, daß Koagulationsvorgänge nur dann von Bedeutung sein können, wenn die Partikeldichte sehr groß ist. Rühr-, Spül- und Gießprozesse begünstigen die Partikelagglomeration. Einen Eindruck vom Ablauf der Desoxidation aus der Sicht der Koagulationshypothese vermittelt Bild 25. Im Schrifttum findet man kritische Anmerkungen zu diesen Vorstellungen (53,62).

Experimentaluntersuchungen zur Fälldesoxidation zeigen, daß die Abfolge von Keimbildung, Ausfällung und Koagulation auf ein Zeitintervall von weniger als 10 Sekunden zusammengerafft ist (63). Von besonderer Bedeutung scheint die Energieproduktionsrate zu sein: Teilweise aufgeschmolzene, große  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{TiO}_2$  und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Einschlüsse deuten auf örtliche Überhitzungen während ihrer Entstehung hin. Verzweigte, korallenartige Desoxidationsprodukte bilden sich wahrscheinlich in Bereichen geringerer Energieproduktionsrate (= Reaktionsgeschwindigkeit). In Schliffproben täuschen der-

...

artige Wachstumsformen eine hohe Partikeldichte vor.- Tonerde-Cluster mittlerer Größe steigen infolge ihrer verzweigten Gestalt nur langsam in die Topschlacke auf (64). Durch Injektion von metallischem Kalzium in die Stahlschmelze wird Tonerde in Kalkaluminat umgewandelt. Dieser Vorgang führt bei richtiger Einstellung des Ca/Al-Verhältnisses zum Aufschmelzen und zur Globalisierung der Cluster (65), die dann als Aluminat-Tropfen schnell in die Schlacke aufsteigen. Die Kalzium-Behandlung verbessert nach diesem Mechanismus den Reinheitsgrad und die Vergießbarkeit der Schmelze. Bei höheren Schwefelgehalten muß die Konkurrenz-Reaktion der CaS-Bildung berücksichtigt werden (66).

#### Anmerkungen zu Feuerfestproblemen

Über den zweckmäßigen Einsatz von Feuerfestmaterialien im Stahlwerksbereich sind vor kurzem zwei informative Broschüren erschienen (67,68). Hier sollen nur einige Hinweise gegeben werden soweit eine Wechselbeziehung zum oxidischen Reinheitsgrad von Stahlschmelzen gegeben ist:

- Vorrangige Auswahlkriterien für Feuerfeststoffe sind hoher Schmelzpunkt und ausreichende thermodynamische Stabilität gegenüber Stahlschmelzen. Tafel 1 zeigt die aus thermodynamischen Daten berechneten Gleichgewichtsgehalte an Sauerstoff und Metall für die stöchiometrische Auflösung üblicher, als Feuerfeststoffe verwendeter Oxide in einer Reineisenschmelze (69). Die Werte gelten für eine Temperatur von 1 900 K. Bei den Einfachoxiden steigt die Stabilität von  $\text{SiO}_2$  über  $\text{Al}_2\text{O}_3$  zu  $\text{MgO}$ ; bei den Doppeloxiden ist die Reihenfolge Chrommagnesit, Forsterit, Spinell. Verteilerzustellungen sollten weder Eisenoxide, Chromoxid, Karbonate oder Hydroxide enthalten. Diese Komponenten führen zu einer unkontrollierten Oxidation der Stahlschmelze (70).
- Von besonderer Bedeutung ist auch die Temperaturwechselbeständigkeit von Feuerfeststoffen. Bröcklige und temperaturschockempfindliche Verteilermassen sind häufig die Ursache von Reinheitsgradproblemen insbesondere bei An-

...



fahrriegen. Die Auftreffzone von Gießstrahlen ist ein Bereich besonders hoher Belastung durch Temperaturschock, Strahlimpuls und chemischem Angriff. Für diese Zone sollten hochwertige Steinqualitäten eingesetzt werden.

- Bei der Produktion von Weichstahlqualitäten werden überwiegend Sand- und Schamottepfannen eingesetzt. Die oxidischen Einschlüsse in der Schmelze bestehen praktisch ausschließlich aus Tonerde. Eine ins Gewicht fallende chemische Erosion der Pfannenwand konnte bei normaler Temperatur und üblicher Gasspülrate nicht nachgewiesen werden (46,70).
- Mn/Si-beruhigte Stahlqualitäten mit niedrigem Al-Gehalt weisen bei Einsatz von Sand- oder Schamottepfannen mit steigendem Mn/Si-Verhältnis verschlechterte Reinheitsgrade auf. Ursache ist der chemische Angriff auf die Pfannenwand unter Bildung flüssiger Mn-Silikate, siehe Bild 26 (4). In Bild 27 sind Ergebnisse einer alten und einer neuen Arbeit zusammengestellt (71,72). Mit steigenden Al-Gehalten verbessert sich der Reinheitsgrad. Vergleichbares gilt für Ti-haltige Stahlschmelzen.
- Ein überdurchschnittlich guter Reinheitsgrad wird bei Einsatz von Dolomitpfannen erreicht. Die im Stahl verbleibenden Einschlüsse enthalten dann meist geringe Anteile an MgO und CaO. Gegenüber stark desoxidierten Schmelzen wirkt Magnesit als Sauerstofflieferant (4,73). Die Wirkung dieses Effektes auf den Reinheitsgrad kann z. Zt. noch nicht beurteilt werden. Bekannt jedoch sind Probleme mit Spinelleinschlüssen  $MgO \cdot Al_2O_3$  beim Vergießen von Chargen, die im Elektroofen auf Magnesitfutter sehr heiß erschmolzen wurden.



## Schrifttum

- (1) Kiessling, R.: 2<sup>nd</sup> Int. Conf. "Clean Steel", Balatonfüred, Juni 1981.
- (2) Böhnke, K.; Fleischer, H.-J.: Stahl u. Eisen 97 (1977) S. 393/402.
- (3) Fleischer, H.-J.; Schulz, E.; Böhnke, K.: 2<sup>nd</sup> Int. Conf. "Clean Steel", Balatonfüred, Juni 1981.
- (4) Schwerdtfeger, K.: Arch. Eisenhüttenwes. 54 (1983) Nr. 3, S. 87/98.
- (5) Weber, G.: Z. angew. Math. Mech. 11 (1931) S. 136/54.
- (6) Ohnesorge, W. v.: Z. angew. Math. Mech. 16 (1936) S. 355/58.
- (7) Diener, A.; Ebner, G.; Drastik, A.: Estel-Berichte (1975) S. 149/61.
- (8) Engh, T. A.; Larsen, K.: Scand. J. Met. 8 (1979) S. 161/67.
- (9) Szekely, J.: Trans. Met. Soc. AIME 245 (1969) S. 341/44.
- (10) Schwerdtfeger, K.; Wepner, W.: Met. Trans. AIME 8 B (1977) S. 287/91.
- (11) Massard, P.; Lange, K. W.: Arch. Eisenhüttenwes. 48 (1977) S. 521/26.
- (12) Göklü, S.M.; Lange, K. W.: Arch. Eisenhüttenwes. 55 (1984) Nr. 5, S. 189/94 u. Nr. 6, S. 243/50. Außerdem Lange, K. W.: Eisenhüttentag Düsseldorf, Nov. 1982.
- (13) McPherson, N. A.; Mercer, R. E.: Ironmaking & Steelmaking 7 (1980) Nr. 4, S. 167/79.
- (14) Andrzejewski, P.; Diener, A.; Pluschkell, W.: Steel Research demnächst
- (15) Julius, E.: Stahl u. Eisen 107 (1987) Nr. 9, S. 397/402.
- (16) Rellermeyer, H.; Jauch, R.; Rüttiger, K.; Steffen, R.: Stahl u. Eisen 103 (1983) Nr. 10, S. 469/77.
- (17) Pluschkell, W.; Redenz, B.; Recknagel, W.: Stahl u. Eisen 104 (1984) Nr. 3, S. 133/38.
- (18) Pluschkell, W.; Hater, M.: Clausthaler Fachgespräch, TU Clausthal, Juni 1978.
- (19) Jauch, R.; Prem, D.: EGKS-Projekt "Gießen und Erstarren III", Abschlußbericht VDEh Düsseldorf, Juli 1982.
- (20) Rudolph, G.: wie (19)
- (21) Lindenberg, H.-U.; Vorwerk, H.: 2<sup>nd</sup> Int. Conf. "Clean Steel", Balatonfüred Juni 1981.
- (22) Steinmetz, E.; Lindenberg, H.-U.; Mörsdorf, W.; Hammerschmid, P.: Arch. Eisenhüttenwes. 48 (1977) S. 569/74.
- (23) Jacobi, H.; Wünnenberg, K.: Dt.-jap. Seminar, Düsseldorf, Mai 1987
- (24) Jacobi, H.; Wünnenberg, K.: Stahl u. Eisen 104 (1984) Nr. 17, S. 855/63.
- (25) Wünnenberg, K.; Jacobi, H.: Stahl u. Eisen 104 (1984) Nr. 23, S. 1213/18.
- (26) Ende, H. vom; Vogt, G.: J. Iron Steel Inst. 210 (1972) Nr. 12, S. 889/94. Auch: Jacobi, H.; Wünnenberg, K.: Stahl u. Eisen 102 (1982) S. 441/50.
- (27) Habu, Y.; Kitaoka, H.; Yoshii, Y.; Iida, Y.; Imai, T.; Ueda, T.: Trans. ISIJ. 15 (1975) S. 246/51.
- (28) Mills, N. T.; Barnhardt, L. F.: J. Metals 23 (1971) Nr. 11, S. 37/43.
- (29) Duderstadt, G. C.; Iyengar, R. K.; Matesa, J. M.: J. Metals, April 1968, S. 89/94.
- (30) Okamoto, K.; Nakamura, T.; Kondo, M.: Iron Steel Engineer, Dez. 1982, S. 47/52.

...

- (31) Nagai, J.; Suzuki, K.; Kojima, S.; Kollberg, S.: Iron and Steel Eng. 61 (1984) Nr. 5, S. 41/47.
- (32) Apelian, D.; McCauley, W. L.: Iron & Steelmaker, Nov. 1980, S. 28/35.
- (33) Riboud, P. V.; Roux, Y.; Lucas, L.-D.; Gaye, H.: Fachber. Hüttenpraxis u. Weiterverarbeitung 19 (1981) S. 859/69.
- (34) Miyoshi, S.; Tanaka, S.; Ito, M.; Uchibori, H.; Hanmyo, M.: Nippon Kokan Techn. Rep. Dec. 1975, S. 11/17.
- (35) Samways, N. L.; Pollard, B. R.; Fedenko, D. J.: J. Metals, Oct. 1974, S. 28/34.
- (36) Stahl u. Eisen 97 (1977) S. 603.
- (37) Maddever, W. J.; McLean, A.; Luckett, J. S.; Forward, G. E.: Can. Met. Quart. 12 (1973) S. 79/88.
- (38) Kemeny, F.; Harris, D. J.; McLean, A.; Meadowcroft, T. R.; Young, J. D.: 2nd Proc. Techn. Conf. Bd. 2 (1981) S. 232/45.
- (39) Heaslip, L. J.; McLean, A.: 39<sup>th</sup> Electr. Furnace Conf. Proc. 39 (1981) S. 333/337.
- (40) Szekely, H.: "Process Metallurgy", Wiley Interscience 1971, S. 515 ff.
- (41) Lai, K. Y. M.; Salcudean, M.; Tanaka, S.; Guthrie, R. I. L.: Met. Trans. AIME, 17 B (1986) Nr. 3, S. 449/59.
- (42) Szekely, J.; El-Kaddah, N.: Scaninject IV, Luleå, Schweden, Juni 1986.
- (43) Tacke, K.-H.; Ludwig, J. C.: Steel Research 58 (1987), Nr. 6, S. 262/70.
- (44) Mommertz, K.-H.; Reinecke, J.; Rödl, S.; Sucker, D.: Stahl u. Eisen 107 (1987) Nr. 2, S. 67/71.
- (45) Hammerschmid, P.; Janke, D.: Bericht im Unterausschuß phys. Chem. des VDEh, Düsseldorf April 1987.
- (46) Schürmann, E.; Redenz, B.; Pluschkell, W.: Stahl u. Eisen 100 (1980) S. 1450/57.
- (47) Pluschkell, W.; Redenz, B.; Schürmann, E.: Arch. Eisenhüttenwes. 52 (1981) S. 85/90.
- (48) Lindskog, N.; Sandberg, H.: Scan. J. Met. 2 (1973) S. 71/78.
- (49) Engh, T. A.; Lindskog, N.: Scan. J. Met. 4 (1975) S. 49/58.
- (50) Ichikawa, I.; Yamazaki, I.; Tozaki, Y.: 60<sup>th</sup> Open Hearth Basic Oxygen Steel Conf. Bd. 60 (1977) S. 243/56.
- (51) Sandberg, H.; Engh, T.; Anderson, J.; Olsson, R.: Jernkont. Ann. 155 (1971) Nr. 5, S. 201/16.
- (52) Tivelius, B.; Sohlgren, T.; Wretling, C.: In: Secondary Steelmaking. London 1978. The Metals Society Book Nr. 190, S. 54/58.
- (53) Turkdogan, E. T.: J. Iron Steel Inst. 210 (1972) S. 21/36., Arch. Eisenhüttenwes. 54 (1983) S. 1/10.
- (54) Oeters, F.; Selenz, H.-J.; Förster, E.: Stahl u. Eisen 99 (1979), S. 389/97.
- (55) Ham, F. S.: J. Phys. Chem. Solids 6 (1958) S. 335.
- (56) Torssell, K.: Proc. sov.-schw. Symp. "Clean Steel", 1 (1971) S. 88/99.
- (57) Förster, E.; Klapdar, W.; Richter, H.: Arch. Eisenhüttenwes. 45 (1974) S. 405/12.
- (58) Defays, J.; Nilles, P.: Stahl u. Eisen 95 (1975) S. 1279/85.
- (59) Turkdogan, E. T.: J. Iron Steel Inst. 204 (1966) S. 914/19.
- (60) Lindborg, U.; Torssell, K.: Trans. Met. Soc. AIME 242 (1968) S. 94/102.
- (61) Ebner, G.; Rüttiger, K.: Arch. Eisenhüttenwes. 47 (1976) S. 277/81. und S. 339/43.

...

- (62) Tracy, B. M.; Evans, J. W.: "Scaninject III", Luleå - Schweden, Juni 1983.
- (63) Plöckinger, E.; Wahlster, M.: Stahl u. Eisen 80 (1960) S. 659/69.
- (64) Asano, K.; Nakano, T.: Trans. ISIJ 12 (1972) S. 343/49.
- (65) Faulring, G.; Farrell, J. W.; Hilty, D. C.: Iron and Steelmaker, (1980) Nr. 2, S. 14/20.
- (66) Heinke, R.; Takahama, K.: Steel Research 58 (1987) Nr. 4, S. 162/66.
- (67) "Feuerfeste Stoffe im Stranggießbereich", Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf 1982.
- (68) "Feuerfeste Stoffe in der Sekundärmetallurgie", Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf 1984.
- (69) Hauck, R.; Pötschke, J.: Arch. Eisenhüttenwes. 50 (1979) S. 145/50.
- (70) Schwerdtfeger, K.; Schrewe, H.: Elect. Furnace Proc. (1970) S. 1/8.
- (71) Post, C.; Luerksen, G. V.: Metals Trans. 185 (1949) S. 15/26.
- (72) Elsner, E.; Knapp, H.; Amelung, D.; Rudolph, G.: Stahl u. Eisen 97 (1977) S. 1160/65.
- (73) Löscher, W.; Fix, W.-D.: Stahlwerksausschuß des VDEh, Rheinhausen 1982.

Tafel 1

Stöchiometrische Auflösung von Oxiden in Reineisenschmelzen bei 1 900 K  
(nach Hauck und Pötschke)

Oxid	Gleichgewichtskonstante bei 1 900 K	Komponentengehalte in ppm
SiO <sub>2</sub>	$[\text{Si}] \cdot [\text{O}]^2 = 2,5 \cdot 10^{-5}$	267 [Si] , 306 [O]
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	$[\text{Al}]^2 \cdot [\text{O}]^3 = 2,4 \cdot 10^{-14}$	20 [Al] , 18 [O]
MgO	$[\text{Mg}] \cdot [\text{O}] = 1,8 \cdot 10^{-6}$	16 [Mg] , 11 [O]
MgO · Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	$[\text{Mg}] \cdot [\text{Cr}]^2 \cdot [\text{O}]^4 = 2,4 \cdot 10^{-12}$	82 [Mg] , 356 [Cr] , 219 [O]
2 MgO · SiO <sub>2</sub>	$[\text{Mg}]^2 \cdot [\text{Si}] \cdot [\text{O}]^4 = 2,0 \cdot 10^{-18}$	27 [Mg] , 16 [Si] , 36 [O]
MgO · Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	$[\text{Mg}] \cdot [\text{Al}]^2 \cdot [\text{O}]^4 = 5,6 \cdot 10^{-21}$	6 [Mg] , 13 [Al] , 15 [O]

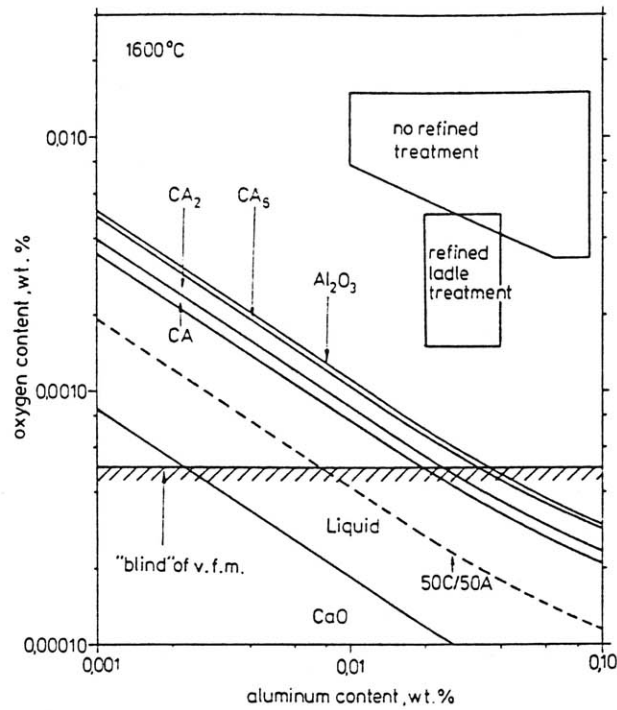


Bild 1

Gehalt an gelöstem Sauerstoff und an Gesamtsauerstoff  
in Al-beruhigten Stahlschmelzen  
(Auswertungen von Schwerdtfeger)

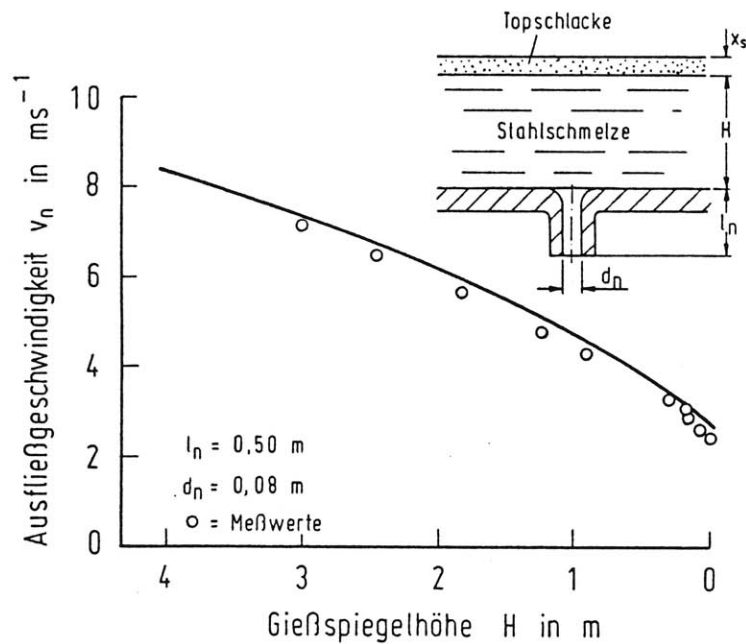


Bild 2

Gießkennlinie bei der Leerung metallurgischer Gefäße

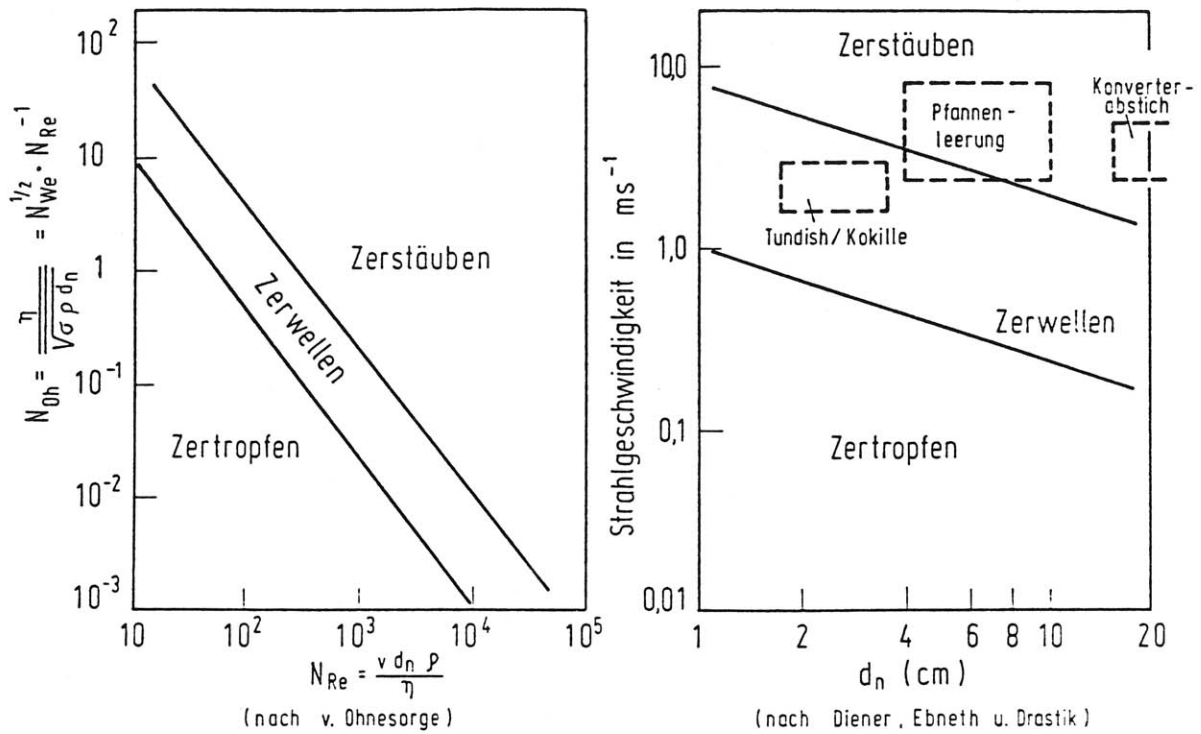


Bild 3

Zerfallsformen von Gießstrahlen

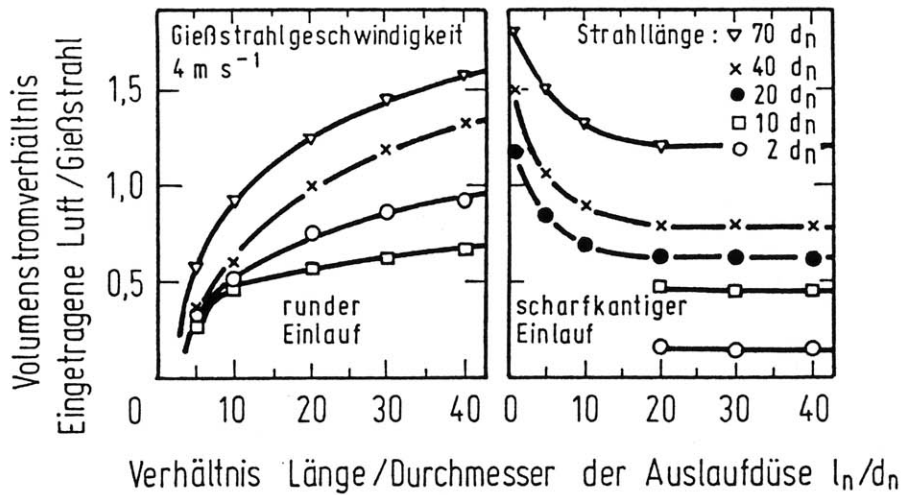


Bild 4

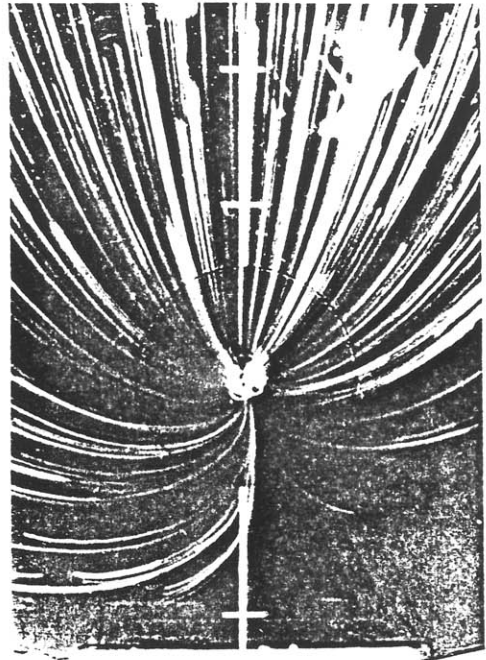
Luftetrug in Abhängigkeit vom Schlankheits-  
grad der Auslaufdüse für verschiedene  
Strahllängen  
(nach K.W.Lange)





Wirbelsenke

4127



Gerinnesenke

4132

Bild 5 Strömungsphänomene beim Leeren von Gießpfannen

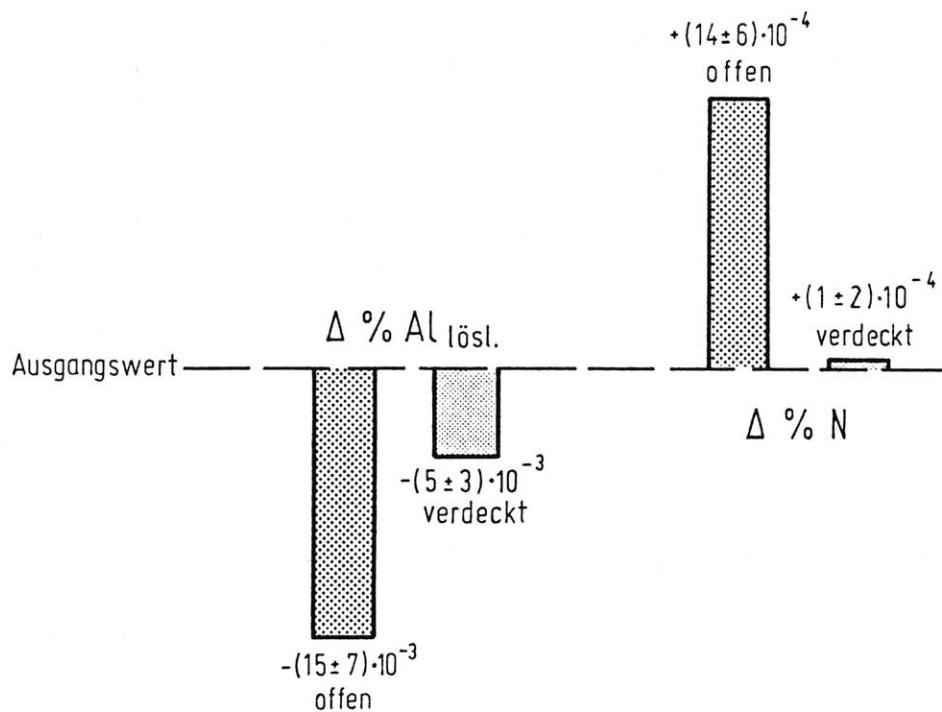


Bild 6 Aluminium - Abbrand und Stickstoff - Aufnahme beim offenen und verdecken Gießen nach der Mittelkammertechnik  
( St 14 Qualitäten )

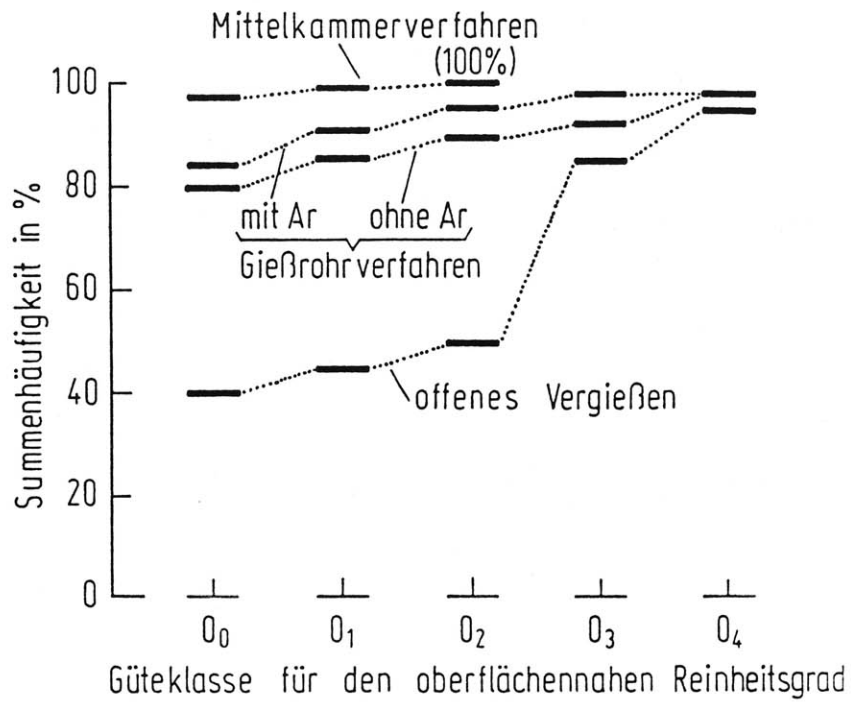


Bild 7a

Auswirkung des verdeckten Gießens auf den oberflächennahen Reinheitsgrad

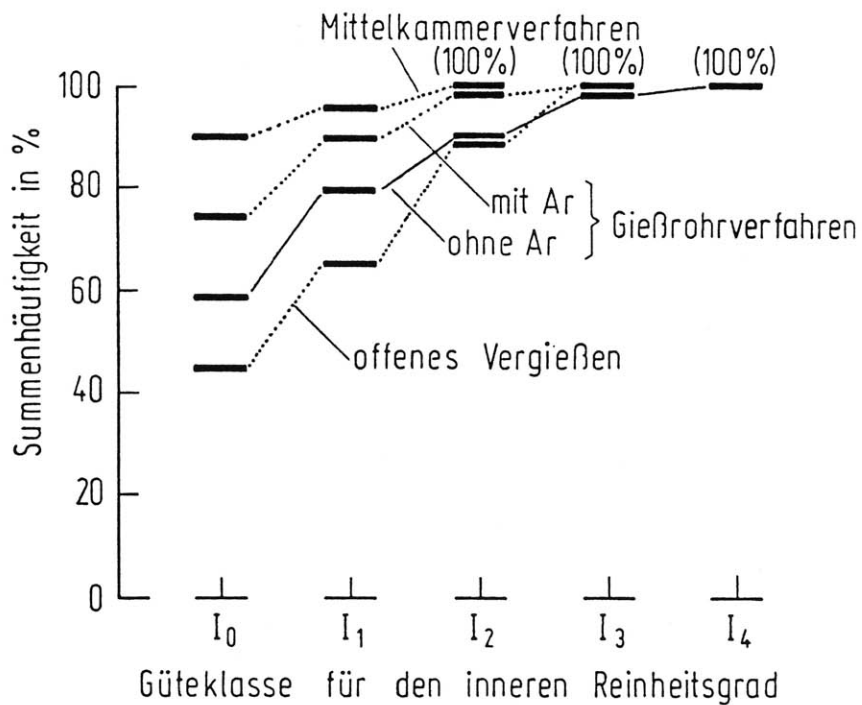
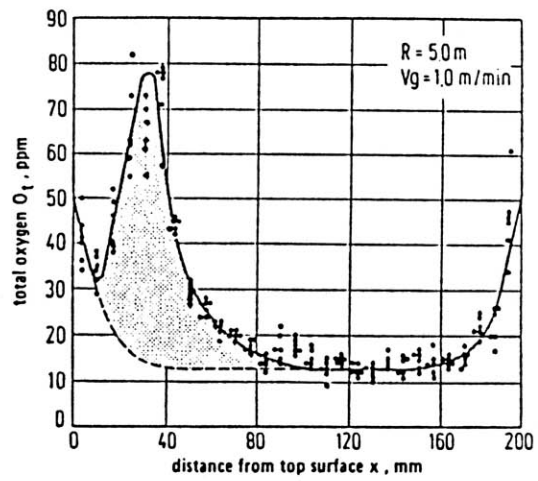


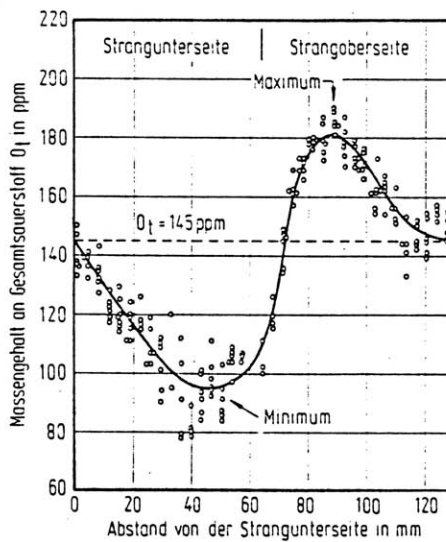
Bild 7b

Auswirkung des verdeckten Gießens auf den inneren Reinheitsgrad



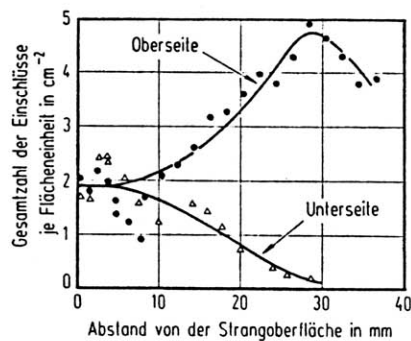
Total oxygen profile of Al-killed slab with slag carry – over

8a) Brammen



Konzentrationsprofil des Sauerstoffs in Dickenrichtung des Knüppels beim Gießen mit Tauchausguß und Gießpulver

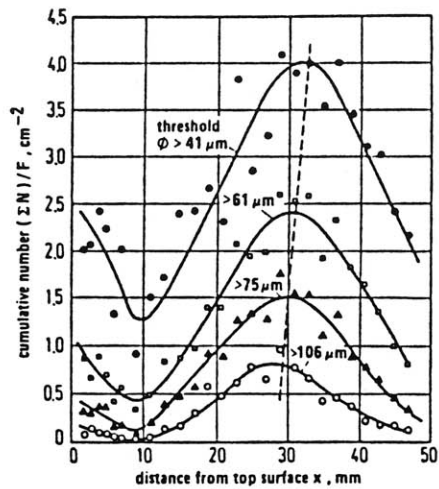
8b) Knüppel



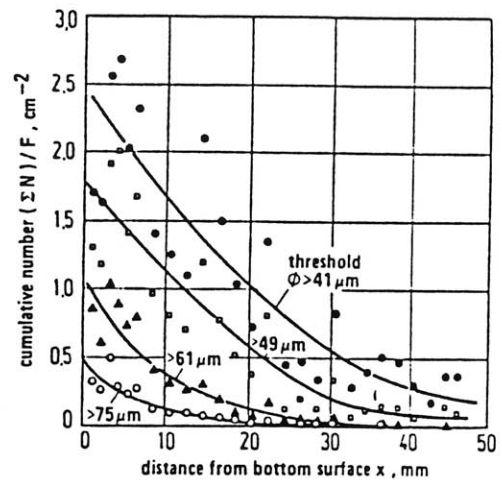
Verteilung der Makroeinschlüsse  $\geq 41 \mu\text{m}$  in einem 175-mm-Rundstrang

8c) Rundstrang

Bild 8 Einschlußband auf der Losseite von Stranggußmaterial  
(nach Jacobi und Wünnenberg)



Inclusion profile on the upper side in a 177 mm round strand



Inclusion profile on the lower side in a 177 mm round strand

Bild 9

Einschlußprofil bei Rundstrangguß (nach Jacobi und Wünnenberg)

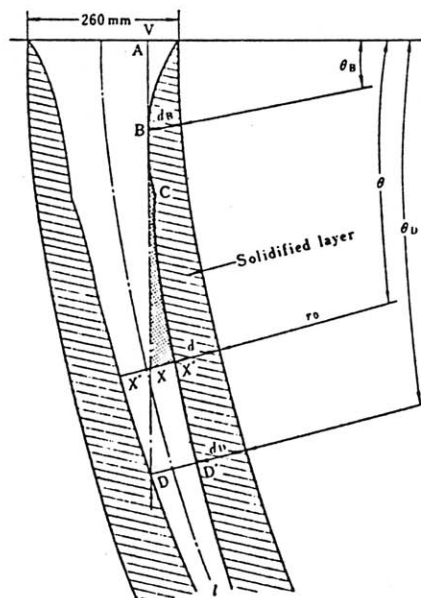


Bild 10

Einfangquerschnitt für Einschlüsse bei Bogen-  
Stranggießanlagen  
(nach Habu u.a.)

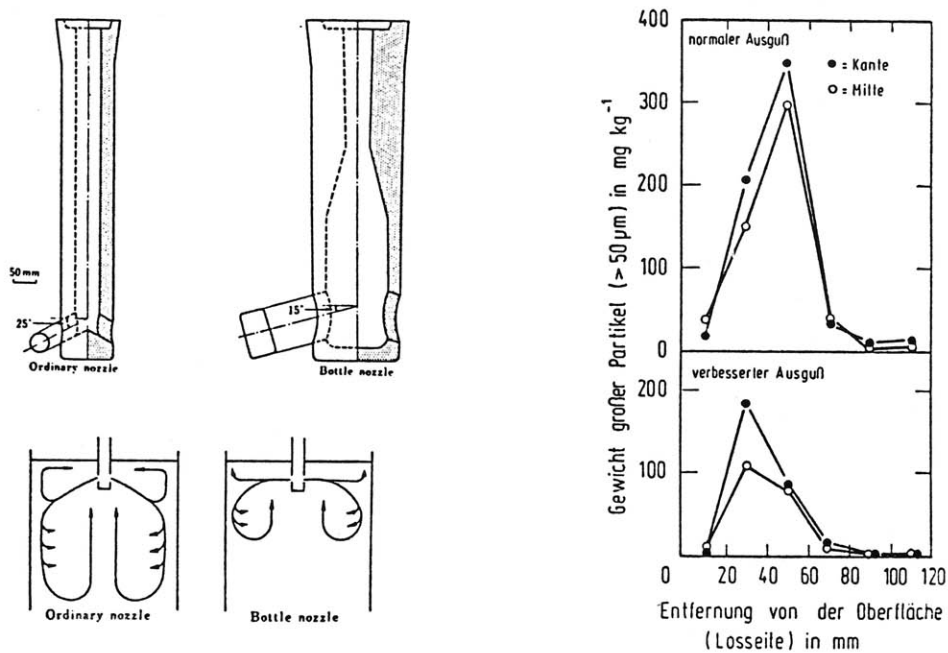


Bild 11 Einfluß der Tauchausguß - Geometrie auf den oxidischen Reinheitsgrad (nach Habu u.a.)

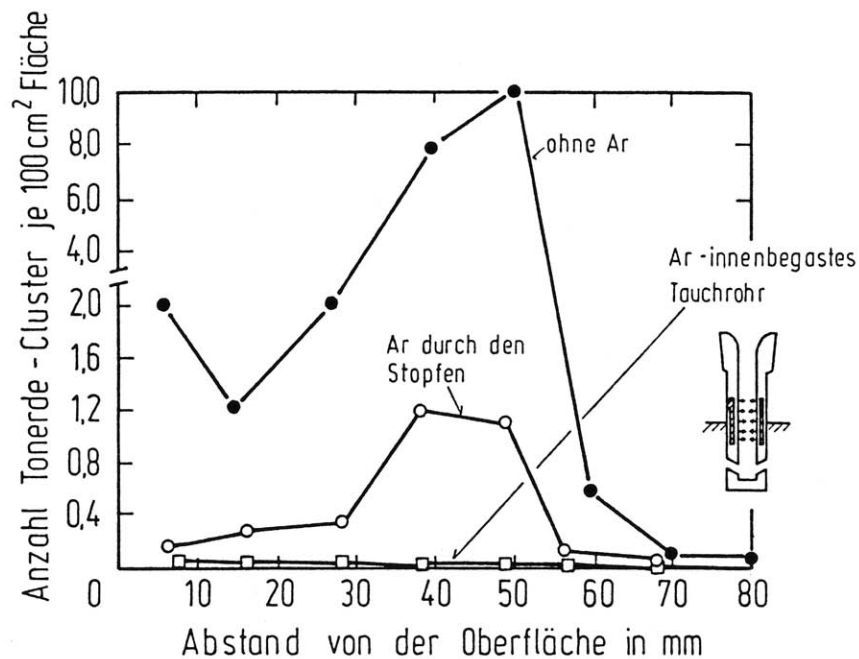


Bild 12 Einfluß der Ar-Begasung auf die Häufigkeit von Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Einschlußclustern (Teilergebnisse von Okamoto u.a.)

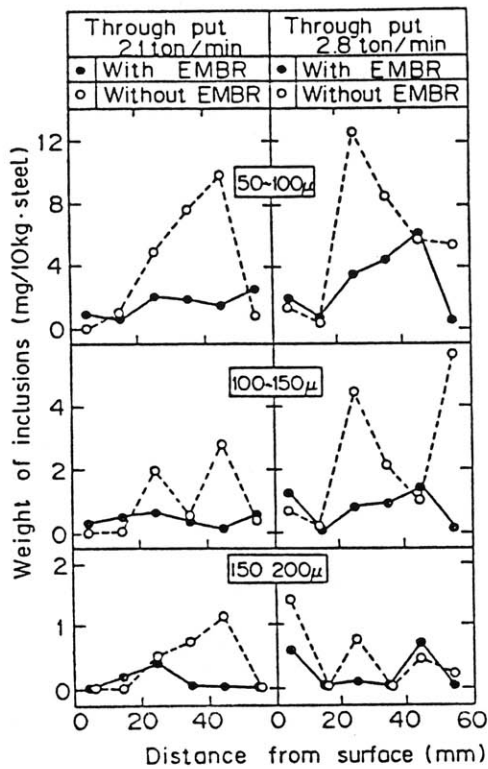


Bild 13 Influence of EMBR on the accumulation profiles of oxide inclusions in the upper half of cast slabs (Si-killed steel)

(nach Nagai u.a.)

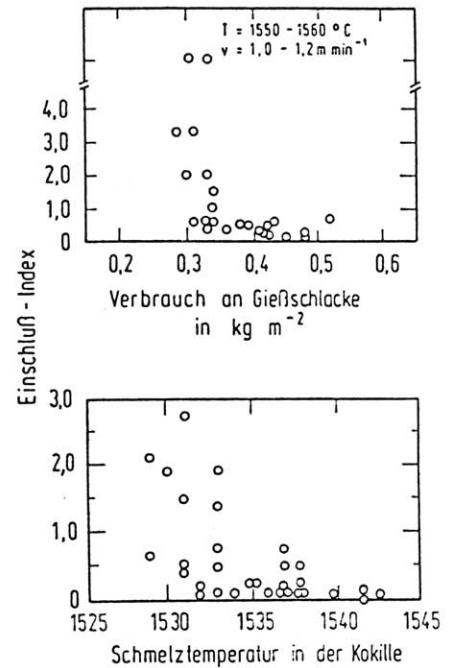


Bild 14 Einflußgrößen auf den oberflächennahen Reinheitsgrad

(nach Miyoshi u.a.)

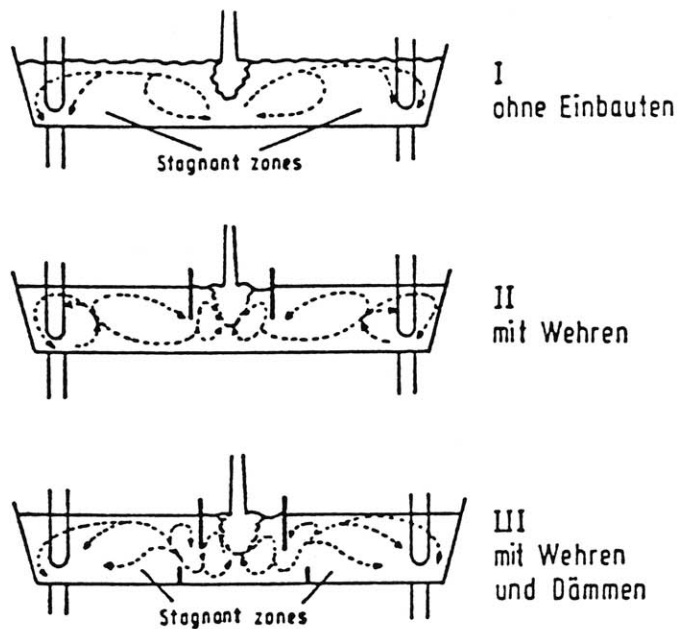


Bild 15 Strömungsbildung im Zwischenbehälter  
(nach Kemeny u.a.)



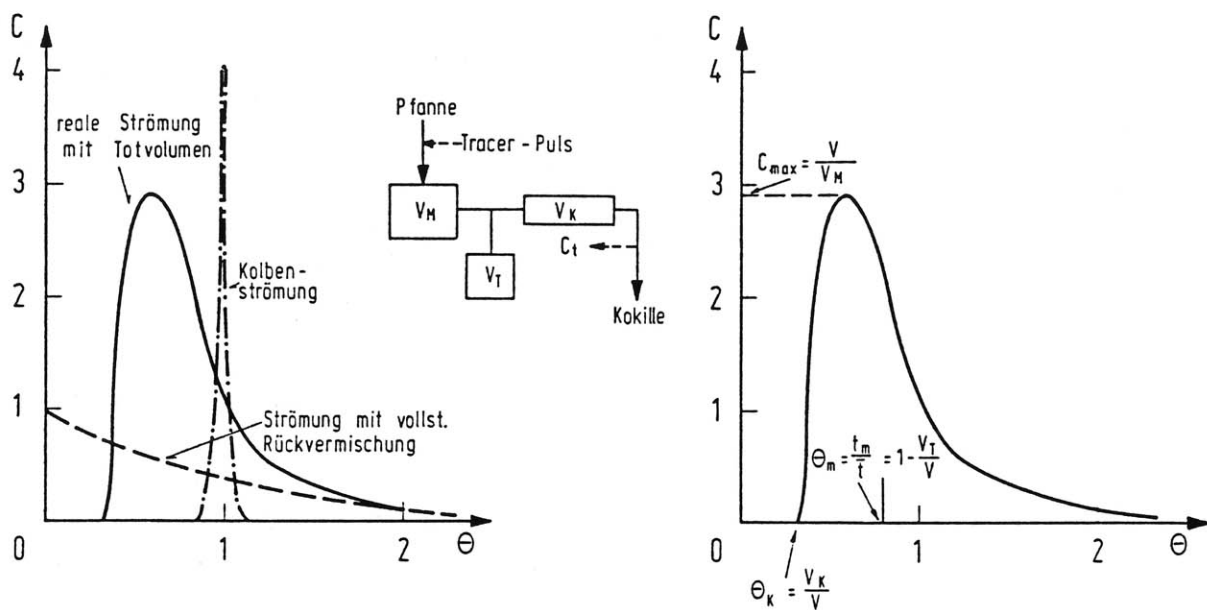


Bild 16 Analyse von Tracer-Puls-Versuchen (Modell eines Zwischenbehälters)

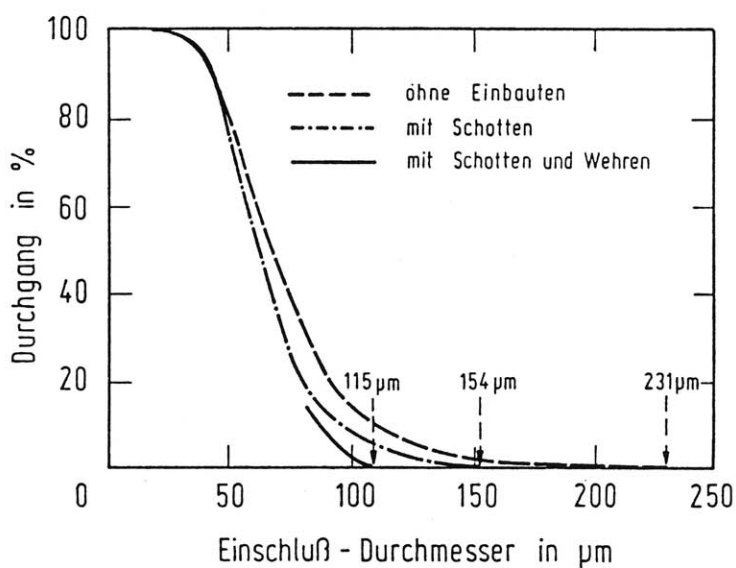


Bild 17 Berechnungen zur Abscheidekapazität eines 30t - Zwischenbehälters

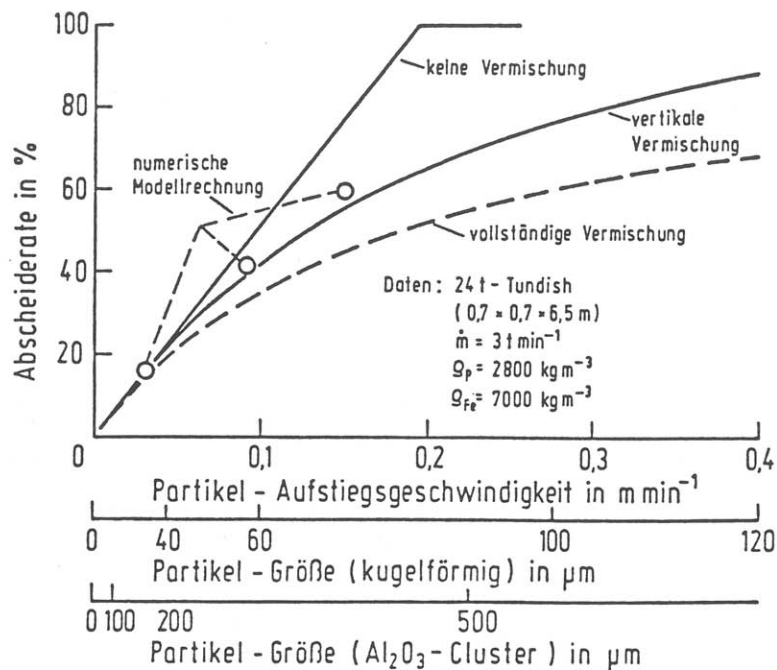


Bild 18

Modellrechnungen zur Einschlußabscheidung im Tundish nach Tacke und Ludwig (zweisträngige Brammenanlage, keine Tundisheinebauten)

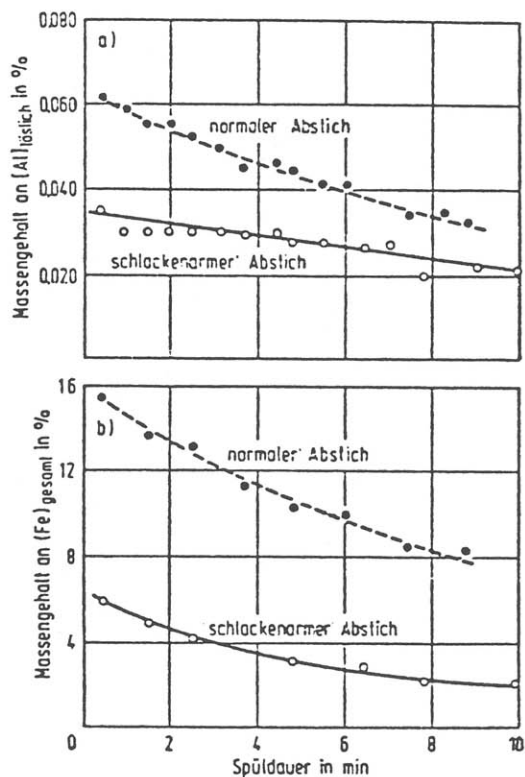


Bild 19

Abbrand von Aluminium in der Stahlschmelze und Abbau der Eisenoxide in der Pfannenschlacke beim Spülen

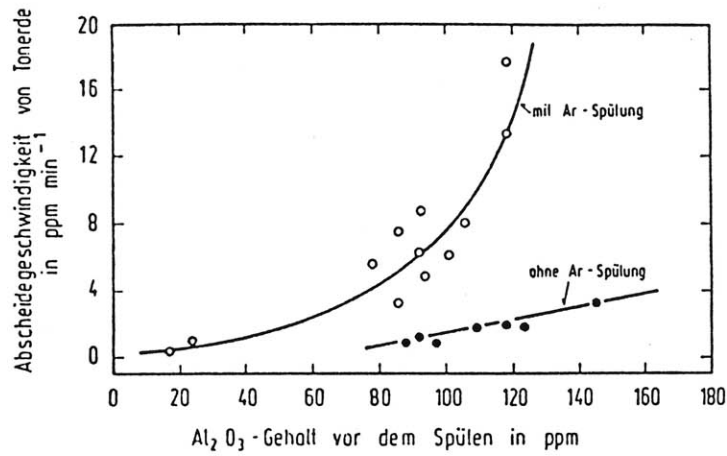


Bild 20

Abscheidung von Tonerde-Einschlüsse aus der Pfannenschmelze  
(nach Ichikawa)

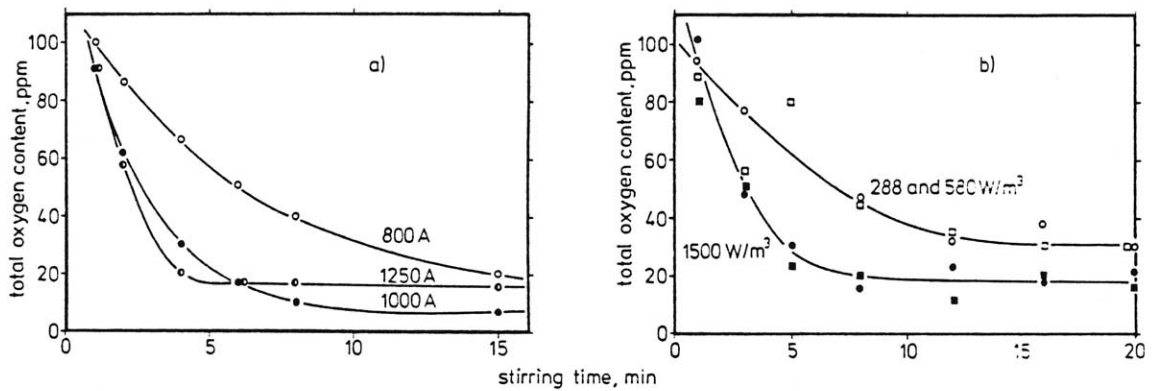


Bild 21

Einfluß der Rührintensität auf den Sauerstoffgehalt  
(nach Tivelius und Sandberg)

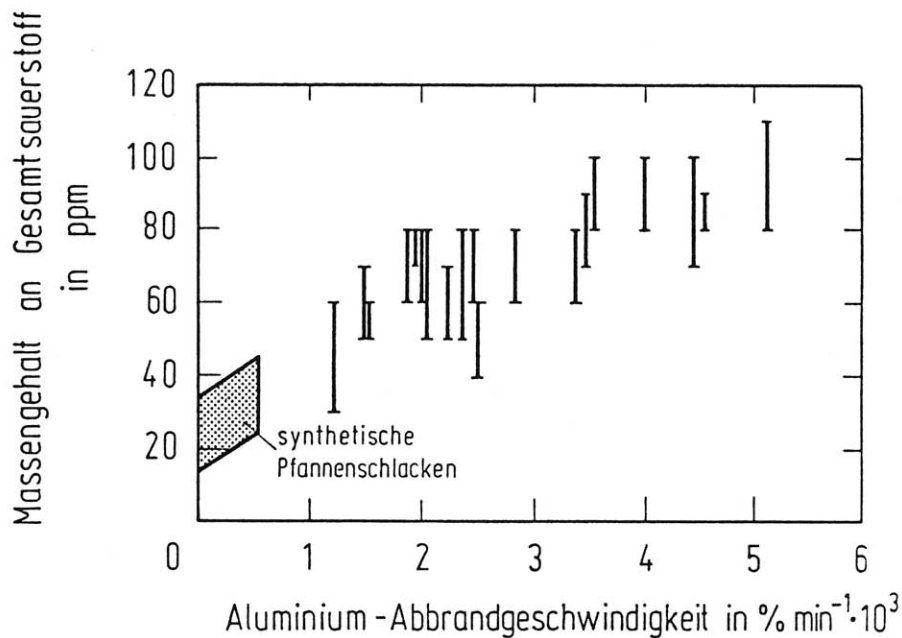


Bild 22

Sauerstoffgehalte in Abhängigkeit von der Aluminium-  
Abbrandgeschwindigkeit

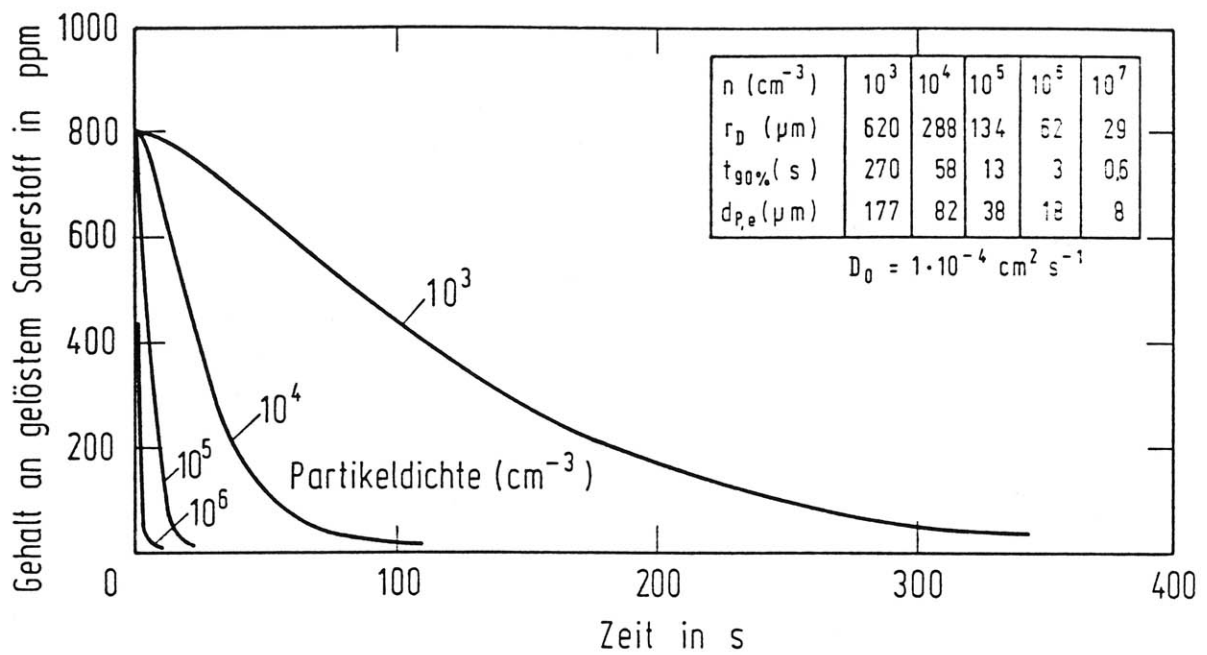


Bild 23

Diffusionsbestimmtes Wachstum von Oxidteilchen

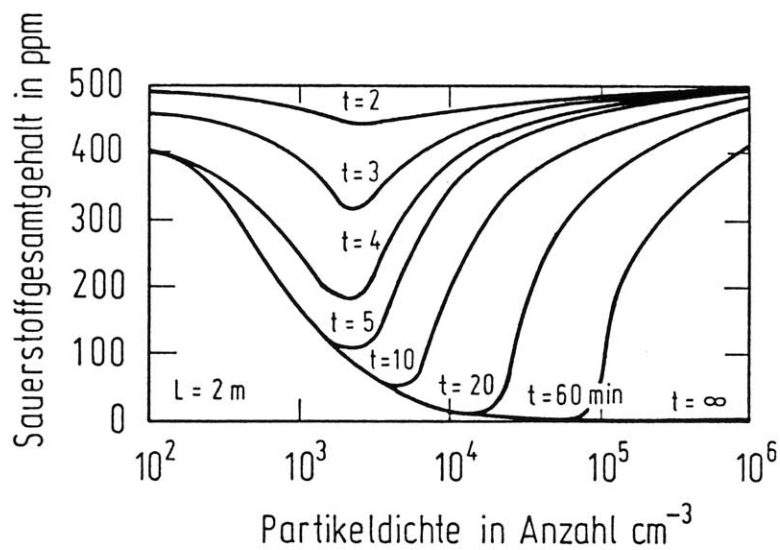


Bild 24

Sauerstoffausfällung und Oxidabscheidung in  
Abhängigkeit von der Partikeldichte und der Zeit  
(nach Turkdogan)

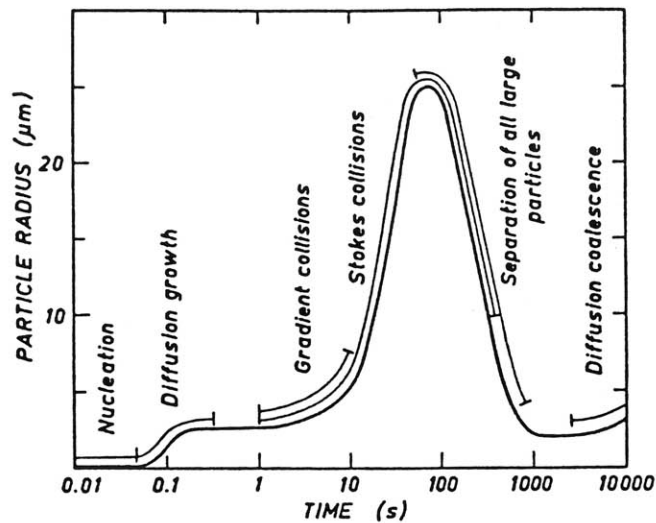


Bild 25 Verlauf der Desoxidation mit Silizium (nach Torssell)

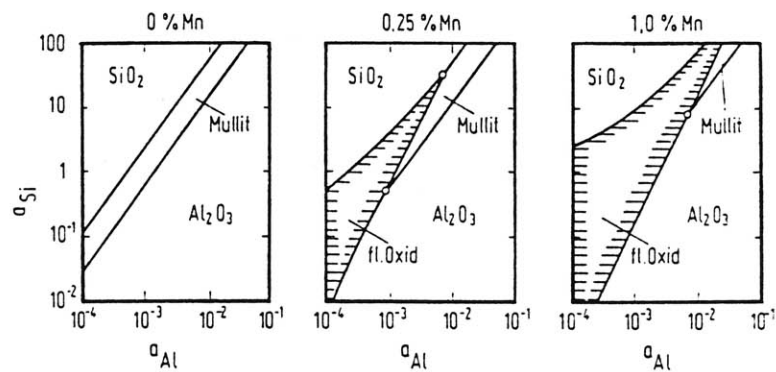


Bild 26 Phasenfelder im System Fe-Al-Si-Mn-O bei verschiedenen Mangangehalten für eine Temperatur von 1550 °C

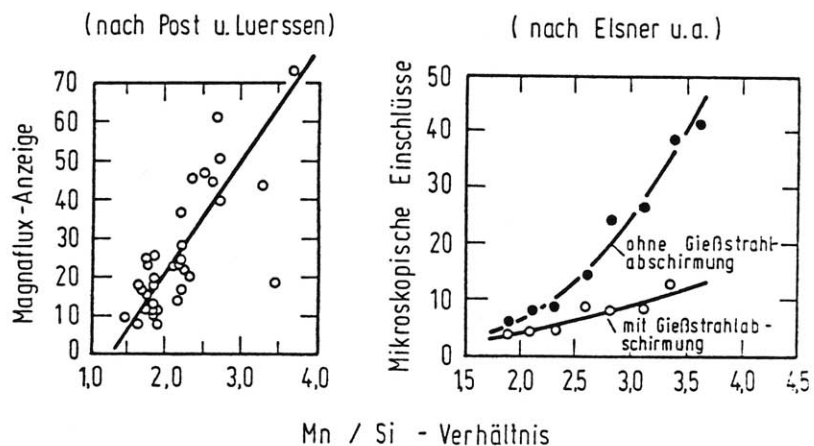


Bild 27 Einfluß von Mn und Si auf den mikroskopischen